

등가 스트럿 모델에 의한 리브 보강 RBS 철골모멘트접합부의 내진설계

Seismic Design of Rib-Reinforced RBS (Reduced Beam Section) Steel Moment Connections Based on Equivalent Strut Model

이 철 호¹⁾

Lee, Cheol Ho

요 약 : 본 연구에서는 아직 설계법이 정립되지 않은 리브로 보강된 RBS 철골모멘트 접합부의 내진설계법을 등가 스트럿 모델에 의거하여 제시하였다. 종종 엔지니어가 리브를 사용하여 철골모멘트접합부의 내진성능을 높이고자 할 경우 고전 휨이론에 의거하여 리브와 보로 구성된 일체단면의 단면2차모멘트로서 그루브 용접부의 인장응력도 예측하려 하는데 이는 타당치 않다. 리브접합부의 응력전달 메커니즘은 고전 휨이론에 의한 메커니즘과는 전혀 다르다. 즉 리브는 고전 휨이론에 의한 기대와는 달리 리브의 대각선 기울기 방향으로 스트럿 거동을 보인다. 필자는 이 같은 점에 주목하여 리브를 스트럿 요소로 파악하여 리브 접합부의 설계에 활용될 수 있는 등가 스트럿 모델을 이미 제시한 바가 있다. 본 연구에서는 이 등가 스트럿 모델을 기초로 리브접합부의 실용설계에 활용될 수 있는 단계별 설계절차를 제안하였다.

ABSTRACT : This paper describes a seismic design procedure for rib-reinforced RBS (Reduced Beam Section) steel moment connections. Engineers often use rib plates to enhance seismic performance of steel moment connections, thinking that the 2nd moment of inertia is increased so that the tensile stress in the beam flange groove weld is reduced. However the force transfer mechanism in the rib connections is completely different from that as predicted by the classical beam theory; a clear diagonal strut action is present in the rib. By treating the rib as a strut, the writer has recently proposed an equivalent strut model that could be used as the basis of a practical design procedure. In this paper the proposed equivalent strut model is briefly presented first. A step-by-step design procedure is then recommended based on the proposed model.

핵심용어 : 내진, 철골모멘트접합부, 리브보강, 응력전달, 스트럿 작용, 접합부설계

KEYWORDS : seismic, steel moment connections, rib reinforcement, reduced beam section (RBS), strut action

1) 정회원, 경남대학교 건축학부 교수

본 논문에 대한 토의를 2002년 4월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서론

1994년 미국의 노스리지 지진과 1995년 일본의 효고현 남부(고베) 지진 당시 용접 철골모멘트 접합부에 광범위한 취성파괴가 발생하여 큰 충격을 주었다. 이후 개선된 내진성능을 갖는 접합부가 다수 제시되었다. 보 플랜지 그루브 용접부의 취성파괴 문제를 해결하기 위한 2가지 대표적 방안은 접합부를 "강화"하거나 접합부 부근의 보를 일부 "약화"시킴으로서, 소성힌지의 발생위치를 취성파괴의 가능성이 큰 기둥 외주면(즉 그루브 용접부 부근)에서 보의 내부로 유도하는 것이다⁽¹⁾. 그림 1은 강화 및 보강방안을 혼용한 접합부의 예를 보여준다.

이 경우 리브는 보 플랜지를 테이퍼형태로 절취한 다음 (RBS = Reduced Beam Section, 속칭 dogbone) 리브로서 보강하여 보 플랜지 그루브 용접부의 인장응력도를 더욱 줄이는 동시에 접합부의 부정정도를 높이고자 한 것이다. 리브 접합부는 보의 스패ん길이가 짧거나 보의 춤이 스패ん길이에 비해 상대적으로 깊어서 보 플랜지의 50% 이상의 과도한 절삭이 요구되는 경우 (즉 비틀림 강성의 과도한 저하로 RBS개념에 의한 접합부 설계가 허용되지 않는 경우) 이의 보완방안으로도 매우 유용하다. 참고로 그림 1은 샌프란시스코의 병원건축 프로젝트(City of Hope National Medical Center Building)에 사용된 실물대시험

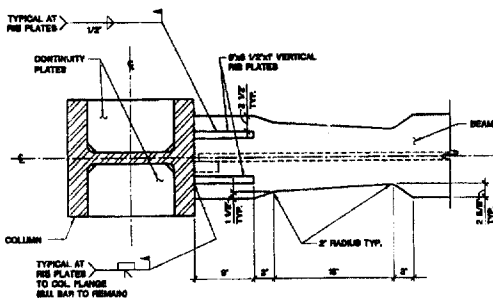


그림 1. 리브 보강 접합부 상세 (시험체 COH1)⁽²⁾

체 COH1의 상세이다. 이 당시 수행된 project specific testing을 통하여 리브 보강 접합부의 내진성능은 충분히 검증받았으나 리브 접합부의 설계법은 아직까지 제시되어 있지 않은 상태이다. 필자는 기존연구를⁽³⁾⁻⁽⁶⁾ 통하여 용접 수평힌치의 응력전달 메카니즘은 고전 휨이론에 의한 예측과 전혀 다르며, 수평힌치의 웨브는 대각선 방향의 스트럿 띠처럼 거동함을 밝힌 바 있다. 이와 관련된 일련의 선행연구 과정에서 수평힌치와 리브의 역학적 거동 사이에는 밀접한 유사성이 있을 것으로 예상하고 본 연구를 진행하였다.

2. 응력전달 메카니즘

우선 필자의 선행연구에서^{(7),(8)} 수행된 파라미터 해석결과의 일부를 이용하여 리브 접합부의 응력전달 메카니즘을 고찰하고자 한다. 그림 2 및 3은 실물대 시험체 COH1을 범용 비선형 유한요소해석 프로그램 ABAQUS를⁽⁹⁾ 사용하여 얻어진 결과를 도시한 것으로서, 각각 휨모멘트 및 전단력의 전달 메카니즘을 보여준다. 그림 2에서 보듯이 고전 휨이론에 의한 예측치는(즉 보와 리브를 일체단면으로 취급하여 단면2차모멘트를 구한 후 휨공식을 적용한 예측치) 그루브 용접부의 휨응력도를 상당히 과소평가하고 있다. 또한 그림 3에서 보듯이 리브는 보 전단력의 168%나 전달하며 보의 웨브에 전단응력의 역전(reverse shear) 현상을 유발시키고 있음을 알 수 있다. 이것 역시 고전 휨이론으로는 설명되지 않는 것이다. 그림 4의 주응력 분포는 리브에 존재하는 대각선 방향의

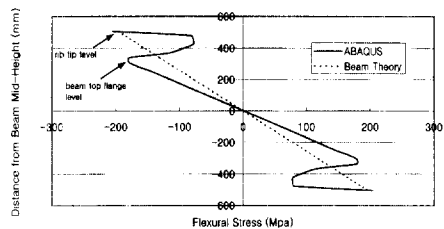


그림 2. 접합부의 휨응력도 프로파일 비교

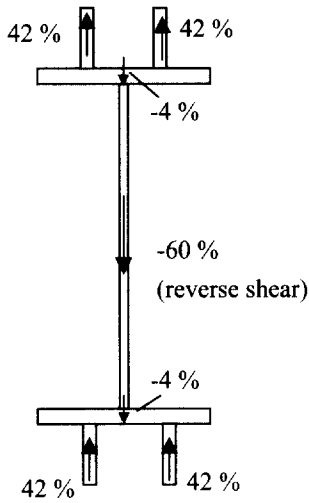


그림 3. 접합부의 전단력 전달비율

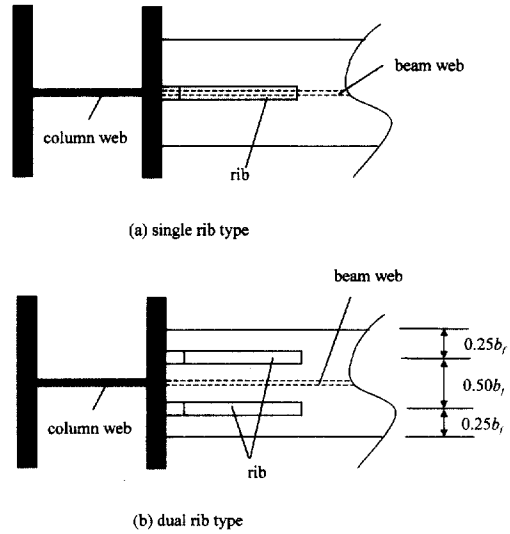


그림 5. 리브 접합의 2가지 형식

표 1. 리브의 대각선 각도와 보-리브 계면의 합력의 방향 비교

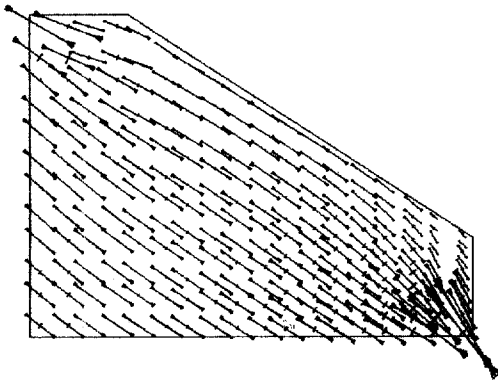
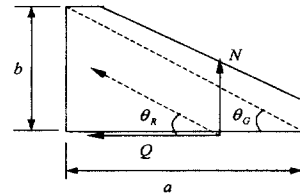


그림 4. 리브 내의 주응력 분포

스트럿 거동을 분명히 보여주고 있다. 이러한 스트럿 거동은 고전 휨이론에 의한 예측과 전혀 다른 거동이다. 바로 이 대각선 방향의 스트럿 거동이 위에서 주목한 보 웨브에서의 전단력의 역전현상을 유발하는 원인이다.

시험체 COH1 외에도 리브의 구배와 두께를 실용설계에 사용되는 범위에서 변화시켜서 여러 가지 파라미터 해석을 수행하였다. 유사한 작업을 단일리브(single rib) 형식까지 포함하여 수행하였다 (그림 5a 참조). 표 1, 2 및 그림 6, 7은 이 작업결과를 요약한 것이다. 보-리브 계면



$\theta_G = \tan^{-1}(b/a)$ (degree)	$\theta_R = \tan^{-1}(N/Q)$ (degree)	
	single rib type	dual rib type
42.9	39.4	41.8
35.8	35.2	36.1
28.4	30.9	32.9

(beam-rib interface)에서의 작용력 N , Q 의 합력의 작용선이 이루는 각도와 리브 구배의 각도를 표 1에 정리하였다 (보-리브 계면에 작용하는 전단응력도의 총합을 Q , 수직응력도의 총합을 N 으로 표기한다).

그림 4의 주응력선도가 시사하듯이 양자의 각도는 거의 일치함을 알 수 있다. 이 사실은 보와 리브의 계면에 존재하는 미지력의 개수를 줄이는데

사용된다. 그림 6에 보-리브 계면에 작용하는 수직응력도와 전단응력도를 정규화하여 도시하였다. 수직합력 N 의 합력위치는 대략 기둥 외주면에서 $0.60a$ 에 위치한다 (여기서 a = 리브 수평길이). 전단응력도 프로파일은 리브 길이의 변동에 크게 영향을 받지 않음을 알 수 있다. 또한 리브 단부에

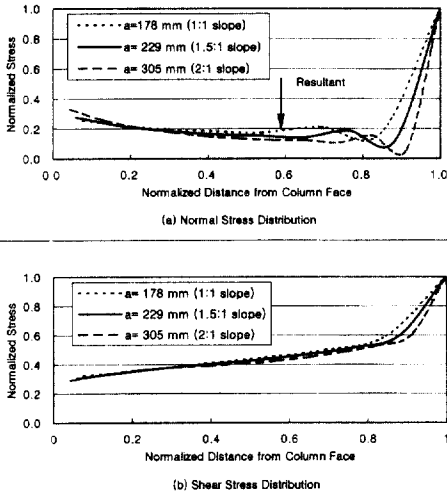


그림 6. 리브-보의 계면에서의 수직 및 전단응력도의 전형적 분포양상

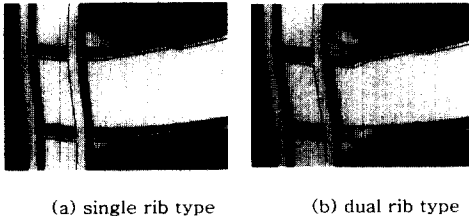


그림 7. 단일리브와 이중리브의 변형양상 비교

표 2. 단일 및 이중 리브 형식의 Q, N 값의 비교

	single rib		dual rib	
	Q	N	Q*	N*
a= 178 mm (1:1 slope)	1.0	1.0	0.99**	0.98
a= 229 mm (1.5:1 slope)	1.0	1.0	1.09	1.10
a= 305 mm (2:1 slope)	1.0	1.0	1.15	1.15

*2개 리브의 총합, **상대값

응력이 집중되는 경향도 볼 수 있다.

그림 7은 단일리브 및 이중리브(dual rib)형식 접합부의 변형양태를 비교한 것이다. 단일리브 형식의 경우 보 웨브, 리브, 기둥웨브 플레이트 모두가 동일 평면 상에 존재하므로, 보 플랜지의 휨을 수반하는 이중리브 형식에 비해 (그림 7b 참조), 응력전달경로가 더욱 직접적이다. 따라서 동일 조건하에서, 단일리브 형식의 리브 1개가 전달하는 응력은 이중리브 형식의 1개 리브가 전달하는 응력보다 더 클 것으로 예상된다. 표 2는 이러한 예측을 확인하기 위해 정리한 것이다. 이중리브 형식에서 리브 하나는 단일리브 형식의 리브 하나가 전달하는 응력의 50% 정도를 전달함을 알 수 있다. 이 사실 역시 이중리브의 설계에 이용된다.

3. 등가 스트럿 모델

이상에서 고찰한 바와 같이 리브 접합부의 설계에는 리브의 스트럿 거동이 반영되어야 한다. 앞장의 해석결과를 바탕으로 제시된 등가 스트럿 모델(equivalent strut model)을 간략히 기술한다. 우선 등가 스트럿의 면적 A_e 를 다음의 (1)식과 같이 정의한다(그림 8 참조).

$$A_e = \frac{\eta(ab-c^2)t}{\sqrt{(a-c)^2+(b-c)^2}} \quad (1)$$

여기서 a = 리브 길이, b = 리브 높이, c = 리브 끝 절삭길이, t = 리브 두께, η = 등가 스트럿 면적계수. 그림 9는 등가 스트럿과 보와의 상호작용 모형이다. 그림 9에서 V_{pd} 는 설계 보 전단력으로서 4장의 (12)식에 의해 구할 수 있는 지지력(known force)이며, L '는 리브 단부 사이의 보 스패ん 길이를 나타낸다 (그림 10 참조). 본 모델에서 리브는 등가의 스트럿으로(즉 간단한 트러스 요소로) 대체된다. 스트럿의 각도와 위치는

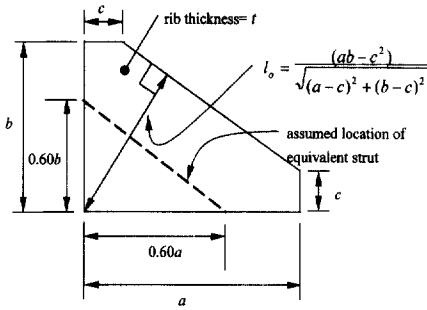


그림 8. 리브 단면폭의 정의

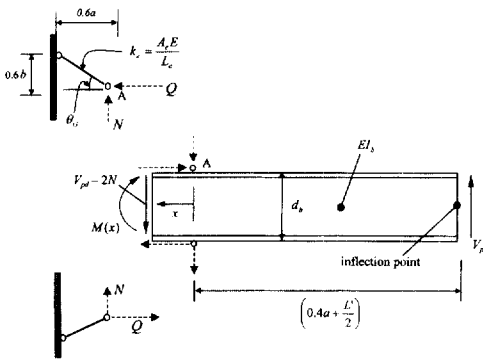


그림 9. 등가스트럿 모델의 상호작용모형

유한요소해석에서 알려진 결과와 부합되도록 고려되었다. 등가 스트럿의 축력은 실제 집합부의 보-리브의 계면에 작용하는 N , Q 의 합력에 대응된다. 남은 문제는 실제 리브에 작용하는 스트럿 응력이 구해지도록 등가 스트럿 면적계수(η)를 결정하는 것이다. 완전히 해석적 방법에 의해 등가 스트럿 면적계수를 구하는 것은, 원래의 문제가 무한대의 부정정차수를 갖는 연속체 문제이고 복잡한 경계조건으로 인해 거의 불가능하다. 이런 점을 고려하여 본 연구에서는 간단한 대수만을 사용하여 실무적으로 간편하게 사용할 수 있는 방안을 제시하는 것에 주안점을 두고 다음과 같은 "semi-analytical approach"로서 해결하고자 하였다⁽⁸⁾.

수직력 N 은 Q 가 알려지면 다음의 (2)식으로 실용적으로 충분한 정확도로 산정할 수 있다(표 1

참조).

$$N = \left(\frac{b}{a}\right)Q \quad (2)$$

Q 와 등가 스트럿 면적계수(η) 사이의 관계는 리브 단부에서의(그림 9의 A점) 수평변위의 적합 조건을 적용하여 구할 수 있다. 그림 8 및 9를 참조하여, 등가 스트럿의 축강성 k_e 는 (3)식으로 구할 수 있다.

$$k_e = \frac{A_e E}{L_e} = \frac{\eta(ab - c^2)tE}{(0.60)\sqrt{(a^2 + b^2)}\sqrt{(a-c)^2 + (b-c)^2}} \quad (3)$$

여기서 $L_e = (0.60)\sqrt{(a^2 + b^2)}$, E = 영계수. 등가 스트럿의 A점에서의 수평변위는 Q 를 등가 스트럿의 축강성 k_e 로 나누면 되므로 (4)식과 같게 된다.

$$d_x(\text{strut}) = \frac{\sqrt{Q^2 + N^2} \cos(\theta_G)}{k_e} = \frac{Q}{k_e} = \frac{(0.60)\sqrt{(a^2 + b^2)}\sqrt{(a-c)^2 + (b-c)^2}}{\eta(ab - c^2)tE} \times Q \quad (4)$$

A점에서의 보 수평변위는 등가 스트럿 영역 내의 보 상부 플랜지의 변형도를 적분하면 되므로 다음의 (5)식과 같이 된다.

$$d_x(\text{beam}) = \int_0^{0.60a} \epsilon(x)_{\text{flange}} dx = \frac{(0.21a^2 + 0.15aL')d_b}{EI_b} \times V_{pd} - \left(\frac{0.18abd_b + 0.30ad_b^2}{EI_b}\right) \times Q \quad (5)$$

변형의 적합조건에 의해 (4)와 (5)식은 같아야 하므로 등치로 놓아 Q 에 대해서 풀면 다음의 (6)식이 얻어진다.

$$Q = \frac{\left(\frac{(0.21a + 0.15L')ad_b}{I_b} \right)}{\left(\frac{1}{\eta} \right) \frac{(0.60)\sqrt{(a^2 + b^2)}\sqrt{(a-c)^2 + (b-c)^2} + (0.18b + 0.30ad_b)(ad_b)}{(ab-c^2)^2} + \frac{(0.18b + 0.30ad_b)(ad_b)}{I_b}} \times V_{pd} \quad (6)$$

구하고자 하는 등가 스트럿 면적계수는 리브의 구배와 두께를 실용 범위내에서 변화시켜서 수행한 유한요소해석에서 얻어진 Q 값을 (6)식에 대입하여 캘리브레이션할 수 있다. 그 결과를 요약한 것이 표 3에 정리되어 있다.

표 3에서 보듯이 등가 스트럿 면적계수는 리브 구배나 두께에 따라 약간 변동하기는 하나 대체로 안정적인 값을 보인다. 평균값은 1.50 정도이다. 등가 스트럿 면적계수로서 1.50을 사용하여 (2) 및 (6)식으로 예측한 Q , N 값은 유한요소해석결과와 10% 이내의 오차로서 실용상 충분한 정확도를 준다. 등가 스트럿 면적계수로서 좀더 큰 값을(가령 1.80) 사용해도 약간 보수적인 결과를 줄 뿐 그 차이는 매우 미미하다. 따라서 등가 스트럿 면적계수로서 1.50을 사용하면 충분할 것으로 사료된다.

$$\eta = 1.50 \quad (7)$$

(2), (6) 및 (7)식에 의해 N , Q 값을 산정하면 나머지 문제는 기본적으로 간단한 정력학의 문제로 귀착된다. 기둥 플랜지의 외주면에 작용하는 모멘트를 단면계수(S)로 나누어 보 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도(f_{bf})를 정확하게 계산할 수

표 3. 등가 스트럿 면적계수

	rib thickness		
	0.6t (=15 mm)	1.0t (=25 mm)	1.4t (=35 mm)
a = 178 mm (1:1 slope)	1.65	1.39	1.21
a = 229 mm (1:1.5 slope)	1.65	1.39	1.21
a = 305 mm (1:2 slope)	1.81	1.57	1.41

있다(아래의 (8)식).

$$f_{bf} = \frac{V_{pd}(a + L'/2) - Qd_b - 1.2Na}{S} \quad (8)$$

4. 권장 설계절차

리브 접합부에서 소성현지의 발생위치를 흔히 리브의 단부로 가정하는 경우가 많은데 이 가정은 정당화 하기가 어렵다. 왜냐하면 리브는 현치 등에 비해 "가벼운 보강(light reinforcement)"이므로 소성화가 리브의 내부로 진행되는 경향을 보인다. 따라서 본 연구에서는 그림 1의 COH1 시험체와 유사하게 리브의 단부에 원주형(radius-cut) RBS를 도입하여 리브 영역은 본질적으로 탄성상태에 남도록 설계하는 것을 전제로 한다(그림 10 참조). 그림 1과 같은 테이퍼 형태의 RBS는 초기에 사용된 것으로 우각부의 응력집중으로 인해 보 플랜지의 파단이 생기는 경우가 보고된 바 있어 최근에는 거의 사용되지 않는다. 이하에서는 본 연구에서 제시하는 리브 접합부의 단계별 설계절차를 설명한다.

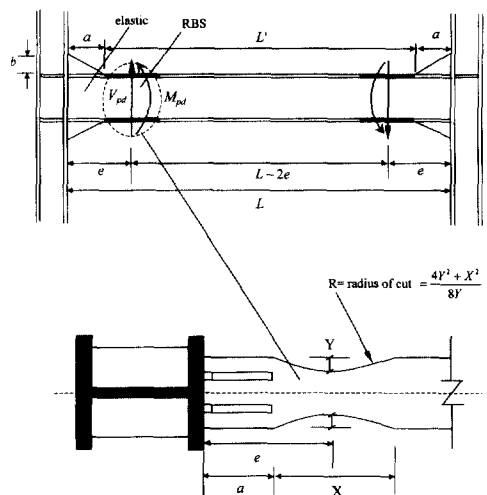


그림 10. 원주형 RBS를 리브의 단부에 도입한 보 스펀

리브의 예비치수 산정

가용한 해석 및 실험 데이터 베이스를 고려하여, 리브의 높이 b 와 각도 $\theta_G = \tan^{-1}(b/a)$ 는 다음과 같이 선정할 것을 권한다.

$$b \approx (1/4 \sim 1/5)d_b \quad (9)$$

$$\theta_G \approx 30^\circ \sim 40^\circ \quad (10)$$

보 설계 모멘트 및 전단력

설계 목적상 소성힌지의 위치는 RBS의 최소단면에서 발생하는 것으로 가정한다. 소성힌지의 변형경화계수로서는 AISC 내진규정(1997)을⁽⁸⁾ 참고하여 1.1로 택한다. 따라서 보의 소성모멘트는 (11)식으로 계산된다.

$$M_{pd} = 1.1Z_{RBS}F_{ye} \quad (11)$$

단 여기서 Z_{RBS} = RBS 최소단면에서의 소성단면계수, F_{ye} = 보의 예상항복강도(expected yield strength)이다. 이에 대응되는 보의 설계전단력은

$$V_{pd} = \frac{2M_{pd}}{(L-2e)} + V_G \quad (12)$$

단 V_G 는 보 소성힌지 사이에 작용하는 수직하중에 의한 보 전단력이다.

강한 기둥 - 약한 보 조건

리브의 치수 a 와 b 를 알므로 그림 11의 자유물체도를 참조하여 다음의 (13)~(15)식을 이용하여 이 조건을 검토할 수 있다.

$$\frac{\sum M_{pc}^*}{\sum M_{pb}^*} > 1.0 \quad (13)$$

$$\sum M_{pb}^* = \sum (M_{pd} + V_{pd}(e + d_c/2)) \left(\frac{H_c - d_b - 2b}{H_c} \right) \quad (14)$$

$$\sum M_{pc}^* = \sum Z_c (F_{yc} - f_a) \quad (15)$$

단 여기서 Z_c = 기둥의 소성단면계수, F_{yc} = 기둥의 공칭항복강도, f_a = 기둥의 압축응력도

리브의 설계

(2), (6) 및 (7)식에 의해 Q 및 N 을 구한다. 그림 12의 자유물체도에 von Mises 항복조건을 적용하면 리브의 소요두께는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$f_v = \frac{N}{bt} \quad (16)$$

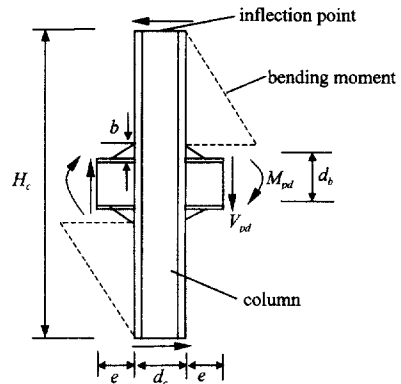


그림 11. 강한 기둥 - 약한 보 검토를 위한 자유물체도

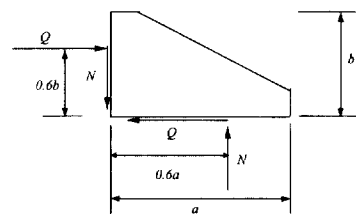


그림 12. 리브의 자유물체도

$$f_n = \frac{Q}{bt} \quad (17)$$

$$f_n^2 + 3f_v^2 \leq (\phi F_y)^2 \quad (18)$$

단 여기서 $\phi=0.90$. (16) 및 (17)식을 (18)식에 대입하여 t 에 대하여 풀면,

$$t \geq \frac{\sqrt{Q^2 + 3N^2}}{b(\phi F_y)} \quad (19)$$

이중리브 형식의 경우는 (16)~(19)식에 (2), (6) 및 (7)식에서 얻어진 Q 및 N 값의 50%만을 대입하면 된다. 설계자는 (8)식을 사용하여 그 루브 용접부의 휨응력도 f_{bf} 를 예측할 수 있으므로 필요하면 이 크기를 특정값 이하로 제어할 수도 있다. 가령 이 값을 보의 예상항복강도 F_{ye} 이하로 제한하고자 한다면 다음의 (20)식을 만족시키면 된다.

$$f_{bf} \leq F_{ye} \quad (20)$$

(20)식의 요구조건은 기둥 외주면에서 보가 전달하는 최대모멘트의 크기를 보의 실제 항복모멘트 (actual yield moment resistance) 이하로 제한하는 의미를 갖는다⁽¹¹⁾.

리브 용접부 설계

리브는 그림 12의 자유물체도를 참고하여 양면 모살용접에 의해 N 과 Q 를 기둥과 보의 플랜지에 전달하도록 설계한다.

(i) 리브와 보 사이의 양면 모살용접

$$\sqrt{\left(\frac{Q}{0.707S \times 2a}\right)^2 + \left(\frac{N}{0.707S \times 2a}\right)^2} \leq \phi(0.6F_{EXX}) \quad (21)$$

단 $\phi=0.75$, F_{EXX} = 용접봉의 인장강도, 모살 치수 S 에 대하여 풀면,

$$S \geq \frac{\sqrt{Q^2 + N^2}}{0.636(a)(F_{EXX})} \quad (22)$$

(ii) 리브와 기둥 사이의 양면 모살용접

$$\sqrt{\left(\frac{Q}{0.707S \times 2b}\right)^2 + \left(\frac{N}{0.707S \times 2b}\right)^2} \leq \phi(0.6F_{EXX}) \quad (23)$$

모살치수 S 에 대하여 풀면,

$$S \geq \frac{\sqrt{Q^2 + N^2}}{0.636(b)(F_{EXX})} \quad (24)$$

이중리브 형식의 경우는 (21)~(24)식에 (2), (6) 및 (7)식에서 얻어진 Q 및 N 값의 50%만을 대입하면 된다.

5. 설계예제 및 검증

본장에서는 4장에서 제안한 설계방안에 따라 리브접합부를 설계한 후 이를 대상으로 비선형 유한요소해석을 수행하여 제안한 방법의 타당성을 검증하였다.

가정한 골조설계 데이터 및 설계조건: 다음의 조건을 가정하여 외부 모멘트접합부를 설계하였다. 층고 $H_c = 3600\text{mm}$, 순스팬 거리 $L = 5000\text{mm}$ (이 경우 보의 스팬이 상대적으로 짧아 RBS개념에 의해 설계를 시도하면 보 플랜지의 50% 정도를 과도하게 절삭해야 하므로 설계가 허용되지 않는다), 보 부재 = H-600×200×11×17 (SS400, $F_y = 236\text{Mpa}$, $F_{ye} = 314\text{Mpa}$), 기둥 부재 = H-400×400×13×21 (SM490,

$F_{yc} = 325\text{Mpa}$), 리브 플레이트 = SM490 강재 ($F_y = 325\text{Mpa}$), 용접봉의 인장강도 = $F_{EXX} = 492\text{Mpa}$ (AWS 규격으로 E71-1급으로 가정, 가령 국내 H사의 Supercored 71). RBS의 크기는 보 플랜지의 30%를 절삭하는 것으로 가정하였다: 즉 $X = 390\text{mm}$, $Y = 30\text{mm}$, $R = 649\text{mm}$, $Z_{RBS} = 2,269,000\text{mm}^3$ (그림 10 참조). 보에 작용하는 수직하중의 크기는 등분포하중 8.93kN/m , 기둥의 압축응력도는 $f_a = 69\text{Mpa}$ 로 가정하였다. 이러한 가정하에 본 연구에서 제시한 단계별 설계절차에 따라 리브 접합부

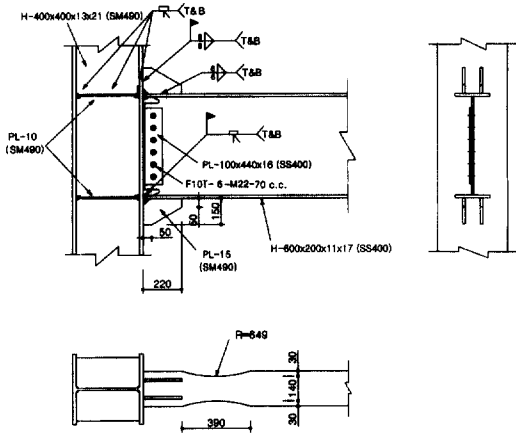


그림 13. 예제설계의 상세



그림 14. 접합부 부근의 PEEQ 분포
(접합부 소성회전각이 0.03 radian 도달시)

설계를 수행하였다. 구체적인 계산과정은 지면의 제한으로 본 논문에서는 생략하였다. 그림 13은 최종적으로 얻어진 접합부 상세를 나타낸다.

그림 13의 상세가 포함된 보-기둥 부분골조에 대하여 ABAQUS를 사용하여 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 그림 14는 접합부가 0.03 radian의 소성회전각에 도달했을 때의 등가소성 변형도(PEEQ, equivalent plastic strain)의 분포를 보여준다. 그림에서 상대적으로 회색 표시된 부분이 소성화가 많이 진행된 부분을 나타낸다. 설계에서 의도한 바와 같이 리브의 외부에서 소성현상이 발생하고 리브 영역은 탄성영역에 있음을 알 수 있다. 아울러 본 해석모델에는 리브의 단부에 작은 원형의 구멍을 도입하여 보았다. 유한요소해석결과에 의할 때 리브의 단부에 작은 원형의 구멍을 도입하면 리브 단부의 응력집중이 미소하게나마 완화된다.

6. 결론

리브로 보강된 철골모멘트접합부의 내진설계에 관한 본 연구의 결론을 요약하면 다음과 같다.

- (1) 리브로 보강된 철골모멘트접합부의 응력 전달메카니즘은 고전 휨이론에 의한 예측과 전혀 다르다. 따라서 고전 휨이론에 의한 리브 접합부의 설계는 타당치 않으며 리브의 스트럿 거동이 반영된 설계법이 개발될 필요가 있다.
- (2) 리브를 스트럿으로 이상화함으로써 보와 리브의 계면에 작용하는 상호작용력을 산정할 수 있는 등가 스트럿 모델을 선행연구를 통하여 제시한 바가 있다. 본 연구에서는 이를 기초로 실무설계에 활용될 수 있는 단계별 설계절차를 제시하였다. 아울러 제시한 단계별 설계절차에 의거하여 접합부를 설계한 후 이를 대상으로 수행한 비선형 유한요소해석을 통하여 제시한 방안의 타당성을 입증하였다.

감사의 글

본 연구를 위한 한국지진공학연구센터의 연구비 지원에(과제번호 2000G0206) 감사드립니다.

참 고 문 헌

1. Bruneau, M., Uang, C.-M., and Whittaker, A.(1998), *Ductile Design of Steel Structures*, McGraw-Hill, New York, NY.
2. Zekioglu, A., Mozaffarian, H., Chang, K. L., and Uang, C.-M.(1997), "Designing after Northridge," *Modern Steel Construction*, Vol. 37, No. 3, pp. 36-42
3. 이철호, 윤태호 (2000), "용접 수평현치로 보강된 철골 모멘트 접합부의 해석적 모형화," *한국강구조학회논문집*, 제12권 5호, pp. 559-568
4. 이철호 (2000), "용접 수평현치로 보강된 철골 모멘트 접합부의 내진설계," *한국지진공학회논문집*, 제4권 4호, PP. 73-82
5. Lee, C.-H. and Uang, C.-M. (2000), "Analytical modeling of seismic steel moment connections with welded straight haunch," *Proc. of SEEBUS 2000*, Kyoto, Japan, October 20-21, pp. 131-140
6. Lee, C.-H. and Uang, C.-M. (2001), "Analytical Modeling and Seismic Design of Steel Moment Connections with Welded Straight Haunch," *J. Struct. Engrg.*, ASCE, Vol. 127, No. 9, pp. 1028-1035
7. Lee, C.-H. (2001), "Seismic Design of Rib-Reinforced Steel Moment Connections," *Proc. of ICSCS'01*, Pusan, Korea, June 14-16, pp. 779-786
8. 이철호 (2001), "리브로 보강된 철골모멘트 접합부의 내진설계를 위한 등가 스트럿 모델," *한국지진공학회 논문집*, 제5권 3호, pp. 79-85
9. HKS (1998). *ABAQUS Users Manual*, Version 5.8, Hibbit, Karlson & Sorenson, Inc.
10. AISC (1997), *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*, 2nd Ed., AISC, Chicago, IL.
11. Iwankiw, N. (1997). "Ultimate Strength Consideration for Seismic Design of the Reduced Beam Section (Internal Plastic Hinge)," *Engrg. J.*, AISC, First Quarter, pp. 3-16.8.

(접수일자 : 2001년 7월 3일)